

考虑弹性支撑时蜂窝芯剪切屈曲强度的插值求解方法

冯威, 徐绯*, 寇剑锋, 张笑宇

(西北工业大学 航空学院, 西安 710072)

摘要: 结合最小余能原理和薄板剪切屈曲失稳理论, 给出了蜂窝芯等效剪切屈曲强度的理论表达式。将胞壁等效为受弹性支撑的梁, 通过对固支和简支条件下的屈曲强度进行插值求解实际胞壁间为弹性支撑时的剪切屈曲强度。然后, 利用三点短梁弯曲试验测量常用 Nomex 蜂窝芯的剪切屈曲强度, 并与弹性支撑下的理论解进行对比, 试验结果与理论解吻合较好, 验证了理论方法的有效性。最后, 讨论了剪切屈曲强度的各向异性及蜂窝高度对剪切屈曲强度的影响。结果表明, 剪切屈曲强度的各向异性程度与蜂窝高度无关, 但随着蜂窝高度的增加, 蜂窝芯的纵向和横向剪切屈曲强度均逐渐减少, 减小幅度逐渐减缓。

关键词: 蜂窝; 弹性支撑; 剪切屈曲强度; 插值; 蜂窝高度

中图分类号: TB330.1; V250 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-3861(2017)06-1394-06

Interpolation method for calculating the shear buckling strengths of honeycomb core considering elastic supports

FENG Wei, XU Fei*, KOU Jianfeng, ZHANG Xiaoyu

(School of Aeronautics, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

Abstract: The theoretical form of shear buckling strength of honeycomb core was shown based on the principle of minimum complementary energy and shear buckling theory of thin plate. By regarding the cell wall as a beam with elastic supports, the shear buckling strength of honeycomb core considering elastic supports was got from interpolating the strengths of clamped and simple supports. Then, three point short beam bending tests were performed to obtain shear buckling strength of Nomex honeycomb core. The tests' results were compared with theoretical results and agree well with theoretical solutions, which verified our theory. Finally, the anisotropy of shear buckling strength and the influence of honeycomb height on shear buckling strength were investigated. The results show that there is no influence of honeycomb height on the anisotropy of shear buckling strength, while both the longitudinal and transverse shear buckling strengths decrease with the increasing height of honeycomb and the decreasing ratio drops gradually.

Keywords: honeycomb; elastic supports; shear buckling strength; interpolate; honeycomb height

由于轻质、高比强度和高比刚度等优异特性, 蜂窝夹层结构被广泛应用在航空航天、交通运输领域^[1, 2]。其中厚而轻的芯子除了承受压缩载荷和吸收冲击能量外^[3-5], 还支撑上下面板并传递剪力。Cricri 等^[6]指出, 当蜂窝受剪时, 蜂窝胞壁可能会发生屈曲从而导致材料的承载特性突然变化。因此

蜂窝的剪切屈曲强度是蜂窝夹芯结构设计中的一个重要参数。

工程上一般对蜂窝夹芯板进行等效计算, 近几十年来, 国内外学者从蜂窝芯层等效参数的表征单元、分析方法及考虑非线性影响等方面, 对蜂窝芯层等效参数的研究做了很多工作^[7-8]。目前关于等

效剪切模量方面的报道较多^[9-12]。在强度方面, Gibson 和 Ashby^[9] 结合薄板剪切屈曲理论^[13-14], 给出了胞壁厚度相同时六边形蜂窝纵向和横向剪切屈曲强度的理论表达式。Zhang 和 Ashby^[15] 利用同样的方法对沿纵向胞壁为双倍厚度的情况进行了推广。国内刘念超^[16] 和周祝林^[17] 也进行了类似的工作。Lee 等^[18] 通过试验研究了 Nomex 蜂窝芯和铝面板构成的夹层结构的剪切变形行为, 但试验测得的强度大于利用 Zhang 和 Ashby 的方法^[15] 得到的理论解。Pan 等^[19-21] 对铝蜂窝芯的夹层结构进行了剪切试验, 并在蜂窝芯剪切屈曲强度的理论求解中考虑了胞壁弯曲的影响, 但其试验值与理论值相差较大。对于薄壁结构, 其屈曲失稳受支撑条件的影响^[13, 22-23]。实际蜂窝胞壁之间为弹性支撑, 而在上述剪切屈曲强度的理论求解方法中, 只是用简单的固支或简支进行替代, 在一定程度上增加了理论模型的误差。Shi 和 Tong^[24] 指出, 由于弹性支撑介于固支和简支之间, 可通过对固支和简支的结果进行插值求得弹性支撑下的剪切屈曲强度, 但未具体讨论插值系数的确定。

为了准确地确定蜂窝芯的剪切屈曲强度, 必须考虑胞壁间的弹性支撑。本文通过对固支和简支条件的蜂窝芯屈曲强度进行插值, 提出了弹性支撑下蜂窝芯等效剪切屈曲强度的求解方法, 并利用试验测得常用 Nomex 蜂窝的纵向和横向剪切屈曲强度, 以验证理论方法的合理性。

1 蜂窝等效剪切屈曲强度的理论分析

对蜂窝进行等效分析时, 可选择一个代表胞元作为研究对象。本文使用常见的“Y”胞元^[7], 见图 1 中矩形虚线包围部分。当蜂窝受纵向(L 方向)剪切作用时, 平行边和倾斜边胞壁均传递剪流; 受横向(W 方向)剪切作用时, 只有倾斜边胞壁传递剪

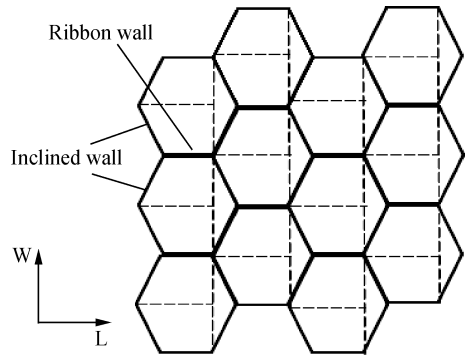


图 1 蜂窝芯的表征单元

Fig. 1 Representative unit cell of honeycomb core

流。图 2 为两种情况下胞壁的载荷分布。

1.1 蜂窝纵向等效剪切屈曲强度的推导

当蜂窝受纵向(L 方向)剪切载荷作用时, 蜂窝各边所承受的实际载荷, 如图 2(a)所示, 应与代表胞元承受的力(等效剪应力乘以图 1 中矩形虚线包围面积)保持平衡, 故有如下关系:

$$P_1 + 2P_2 \cos\theta = 2\tau_L(l_1 + l_2 \cos\theta)l_2 \sin\theta \quad (1)$$

$$P_1 = \tau_1 l_1 t_1 \quad (2)$$

$$P_2 = \tau_2 l_2 t_2 \quad (3)$$

根据最小余能原理中的应力场分布^[7, 17], 得

$$\tau_1 t_1 = 2\tau_2 t_2 \quad (4)$$

其中: P_1 和 P_2 分别为平行边和倾斜边胞壁上的剪力; τ_1 和 τ_2 为对应的剪流; t_1 和 l_1 为平行边胞壁的壁厚和壁长; t_2 和 l_2 为倾斜边胞壁的壁厚和壁长, τ_L 为纵向等效剪应力。

受纵向剪切作用时, 平行边和倾斜边胞壁均传递剪流。确定纵向等效剪切屈曲强度时, 必须判断哪个胞壁先发生屈曲。根据薄板剪切屈曲失稳理论^[9, 15], 可得

$$\sigma_{\phi}^c = K \frac{E}{1-\nu^2} \left(\frac{t_1}{l_1} \right)^2 \quad (5)$$

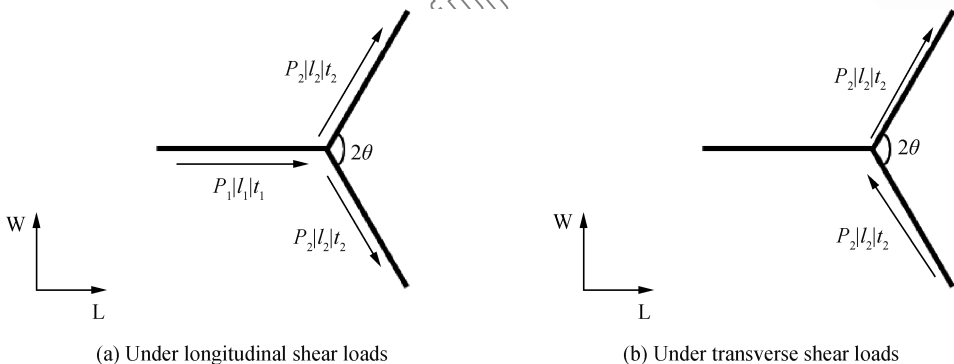


图 2 剪切载荷作用下蜂窝胞壁的载荷分布图

Fig. 2 Load distributions on the honeycomb cell walls under shear loads

$$\tau_2^{cr} = K \frac{E}{1-\nu^2} \left(\frac{t_2}{l_2} \right)^2 \tag{6}$$

其中： τ_1^{cr} 和 τ_2^{cr} 分别为平行边和倾斜边胞壁的临界屈曲应力； E 为蜂窝材料的弹性模量； K 是与边界约束有关的系数，在相同边下， K 与薄板长边与短边的比值（即蜂窝高度 h 和壁长 l 的比值）相关。文献[14-15]给出了固支和简支条件下 K 的取值，比较相似。

将式(5)和式(6)代入式(4)中，若 $\tau_1^{cr} t_1 \geq 2\tau_2^{cr} t_2$ 则倾斜边胞壁先屈曲，结合式(1)~式(4)和式(6)，得到纵向等效剪切屈曲强度：

$$\tau_{LT} = \frac{KE}{(1-\nu^2)\sin\theta} \left(\frac{t_2}{l_2} \right)^3 \tag{8}$$

反之，则平行边胞壁先发生屈曲。结合式(1)~式(5)，得到纵向等效剪切屈曲强度：

$$\tau_{LT} = \frac{KEt_1}{2(1-\nu^2)\Omega_2\Omega_1\sin\theta} \tag{9}$$

1.2 横向等效剪切屈曲强度的推导

当蜂窝受横向(W方向)剪切载荷作用时，根据图 2(b)，具有如下关系：

$$2P_2\sin\theta = 2\tau_w(l_1 + l_2\cos\theta)l_2\sin\theta \tag{10}$$

其中， τ_w 为横向等效剪应力。此时只有倾斜边胞壁传递剪流，根据式(3)、式(6)和式(10)，可以得出横向等效剪切屈曲强度：

$$\tau_{WT} = \frac{KEt_2}{(l_1 + l_2\cos\theta)(1-\nu^2)} \left(\frac{t_2}{l_2} \right)^2 \tag{11}$$

1.3 考虑弹性支撑时蜂窝剪切屈曲强度的确定

对于四边受剪的薄板，周边的支撑条件不同屈曲强度则不同，而实际蜂窝的胞壁之间不能简单地按固支或简支处理，即不能简单地确定约束系数 K 值代入公式计算。蜂窝胞壁之间处于所谓的弹性支撑，它介于固支和简支之间，故可通过对固支和简支条件的屈曲强度进行权重插值获得弹性支撑下的强度 τ^e ：

$$\tau^e = \xi\tau^c + (1-\xi)\tau^s \tag{12}$$

其中： ξ 为插值系数； τ^c 和 τ^s 分别为胞壁间按固支和简支求得的剪切屈曲强度。考虑到蜂窝芯与上下面板间利用胶粘在一起，两者之间的关系保持不变，在本文的分析中认为蜂窝受到面板的支撑始终为简支。利用表 1 中的 $K^{[14]}$ ，即可求得 τ^c 和 τ^s 。式(12)中的关键是确定插值系数。

表 1 Timoshenko 给出的约束系数 K 值^[14]
Table 1 Values of the constraint factor K given by Timoshenko^[14]

h/l	1	1.2	1.4	1.5	1.6	1.8	2	2.5	3	∞
Simple supports	9.34	8.00	7.30	7.10	7.00	6.80	6.60	6.40	5.90	5.70
Clamped supports	12.28	—	—	11.12	—	—	10.21	9.81	9.61	8.99

Notes: h —Honeycomb height; l —Length of cell wall.

蜂窝中任意一个胞壁都会受到相邻四个胞壁的弹性支撑，以图 3 中 A 胞壁(长 l_A ，厚 t_A)为例，受到 B_1 、 B_2 、 C_1 、 C_2 四个胞壁的支撑。基于单胞的周期性， B_1 胞壁与 B_2 胞壁的壁长和厚度相同， C_1 胞壁与 C_2 胞壁相同。假设 A 胞壁为先发生屈曲失稳的胞壁，为了确定插值系数，本文将 B_1 、 B_2 、 C_1 、 C_2 四个胞壁简化为四根高为 h 的铅垂杆，其惯性距分别为

$$I_{B_1} = I_{B_2} = \frac{l_B(t_B)^3}{12} \tag{13}$$

$$I_{C_1} = I_{C_2} = \frac{l_C(t_C)^3}{12} \tag{14}$$

胞壁 B_1 和 C_1 共同向胞壁 A 提供的弹性支持刚度为 k ，胞壁 B_2 和 C_2 提供的支持刚度也为 k 。进一步将胞壁 A 等效为一根两端受弹性支撑的横梁，如图 4 所示。

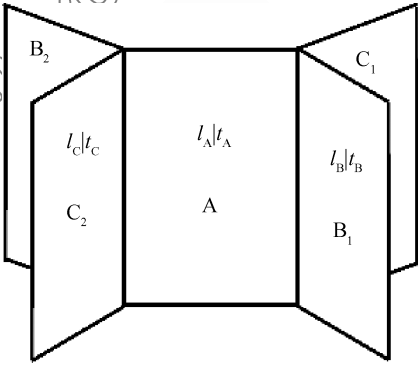


图 3 蜂窝胞壁的几何图
Fig. 3 Geometry of the honeycomb cell walls

其惯性距为
$$I_A = \frac{h(t_A)^3}{12} \tag{15}$$

结合 Timoshenko 的梁-柱理论^[12]，对于受弹

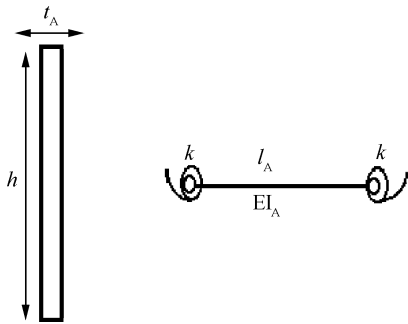


图4 蜂窝胞壁等效为横梁的示意图

Fig. 4 The equivalent of the honeycomb cell wall as a beam

性支撑的梁, 有下式:

$$\frac{\tan u}{u} = -\frac{2EI_A}{kl_A}$$

(16)

$$k = \frac{12EI_e}{h}$$

(17)

其中: u 为轴向载荷因子, EI_e 为图 3 中相邻两个胞壁(B_1 和 C_1 或 B_2 和 C_2) 等效成铅垂杆后共同提供的弯曲刚度。本文在此进行了简化, 取两个胞壁中较大的刚度值作为 EI_e , 即

$$EI_e = \max E \left[\frac{l_B(t_B)^3}{12}, \frac{l_C(t_C)^3}{12} \right]$$

(18)

这是由于单个胞壁 A, 两侧受到两个胞壁(B 和 C)的支撑作用, 通常两个胞壁共同提供的弹性支撑刚度大于其中任何一个胞壁提供的支撑刚度。因此在简化时取两个胞壁中较大刚度值作为公式计算中的 EI_e 。计算结果也进一步表明, 支撑刚度选择胞壁中较大者获得的等效剪切强度更接近试验结果。

当平行边胞壁先发生屈曲时, $l_A = l_1$, $t_A = t_1$ 。左右支撑的两个胞壁都为倾斜边胞壁, 因此 $l_B = l_C = l_2$, $t_B = t_C = t_2$ 。

当倾斜边胞壁先发生屈曲时, $l_A = l_2$, $t_A = t_2$ 。提供支撑的胞壁为一个平行边胞壁和一个倾斜边胞壁, 此时有

$$EI_e = \max E \left[\frac{l_1(t_1)^3}{12}, \frac{l_2(t_2)^3}{12} \right]$$

(19)

对于两端受弹性支撑的梁, 插值系数 ξ 可以通过下式表示^[24]:

$$\xi = \left[\frac{2u}{\pi} - 1 \right]^2$$

(20)

当蜂窝的几何尺寸已知, 根据式(16)利用数值迭代可求出不同情况下对应的 u 值, 然后根据式(20)得到相应的插值系数, 再代入式(12)得到弹性支撑下的纵向或者横向等效剪切屈曲强度。

2 试验验证

2.1 试验描述及结果

为了验证理论方法的有效性, 本文参考 ASTM C393/C 393M 标准^[25], 通过三点短梁弯曲试验(TPBT)测量了正六边形 Nomex 蜂窝的纵向和横向剪切屈曲强度, 如图 5 所示。其中蜂窝壁长 2.7 mm, 单层壁厚 0.1 mm。

试样分为两类, 对应不同蜂窝高度(6 mm、7.4 mm), 试样长和宽分别为 150 mm 和 40 mm。使用长春试验机研究所生产的 CSS-88010 型电子万能试验机按 0.5 mm/min 速度加载, 试验过程中, 载荷随位移的增加线性增大, 达到峰值之后下降。试验后试样面板无破坏, 蜂窝胞壁没有剪断的裂纹。由于胞壁的屈曲导致载荷下降, 根据试验标准求得的剪切屈曲强度列于表 2 中。

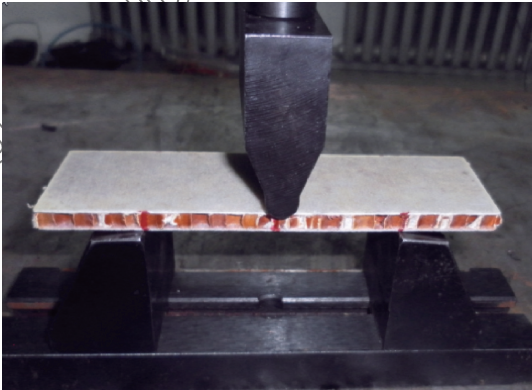


图5 三点短梁弯曲试验

Fig. 5 Test setup for TPBT

表2 不同高度下正六边形 Nomex 蜂窝纵向和横向剪切屈曲强度的试验结果

Table 2 Experimental results of longitudinal and transverse shear buckling strengths at different heights for

Nomex honeycomb

Number of specimens	W direction/MPa		L direction/MPa	
	$h=6\text{ mm}$	$h=7.4\text{ mm}$	$h=6\text{ mm}$	$h=7.4\text{ mm}$
1	1.47	1.12	2.14	1.96
2	1.31	1.13	2.35	1.98
3	1.26	1.17	2.31	1.92
Average	1.35	1.14	2.26	1.95
	±7.8%	±2.4%	±4.6%	±1.5%

2.2 试验结果与理论解对比

对于试验使用的正六边形 Nomex 蜂窝, $l_1 = l_2 = l$, $t_1 = 2t_2 = 2t$, $\theta = 60^\circ$, 受纵向剪切或者横向剪切作用时, 均是倾斜边胞壁先屈曲, 故纵向等效剪切屈曲强度为

$$\tau_{LT} = \frac{KE}{(1-\nu^2)\sin\theta}\left(\frac{t}{l}\right)^3 \tag{21}$$

横向等效剪切屈曲强度为

$$\tau_{WT} = \frac{KE}{(1+\cos\theta)(1-\nu^2)}\left(\frac{t}{l}\right)^3 \tag{22}$$

式(16)可简化为

$$\frac{\tan u}{u} = -\frac{h^2}{48l^2} \tag{23}$$

蜂窝高度为 6 mm 和 7.4 mm 时，求得对应的插值系数分别为 0.671 和 0.552，利用式(12)，可获得弹性支撑下剪切屈曲强度的理论解。图 6 为剪切屈曲强度的理论解与试验结果的对比，可以发现相同的规律：(1)当蜂窝高度为 6 mm 时，根据 Zhang 和 Ashby^[15]方法简支条件求得理论解远小于试验结果，试验结果靠近固支条件的解，偏差仍很大；而本文考虑弹性支撑求得理论解接近试验值，且偏小，有利于工程设计。(2)当蜂窝高度为 7.4 mm 时，根据 Zhang 和 Ashby^[15]方法简支固支条件得到的理论解均与试验结果相差较大，试验

结果明显处于简支和固支条件之间。本文考虑弹性支撑得到的理论解稍小于试验值，与试验结果吻合最好，进一步验证了方法的合理性。

3 讨论

试验结果表明，当蜂窝高度由 6 mm 增大到 7.4 mm 时，纵向和横向剪切屈曲强度均降低，采用本文的方法，进一步给出了剪切屈曲强度随蜂窝高度的变化趋势，如图 7 所示。可以看出，剪切屈

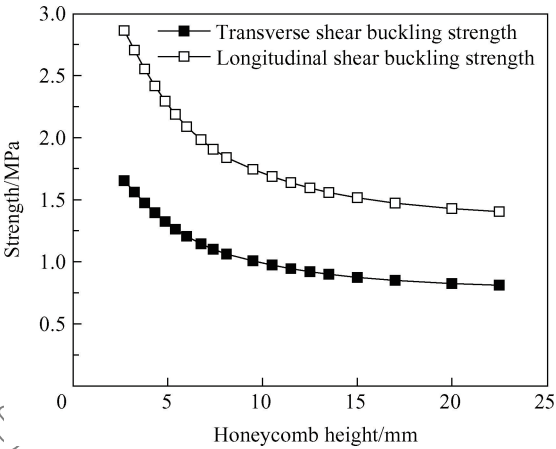


图 7 蜂窝纵向和横向剪切屈曲强度随蜂窝高度的变化
Fig. 7 Relationship between honeycomb height and shear buckling strengths of longitudinal and transverse direction

曲强度受蜂窝高度的影响非常明显。随着蜂窝高度的增加，纵向和横向剪切屈曲强度均逐渐减少，当蜂窝较高后，减小幅度才逐渐减缓。此外，在相同蜂窝高度下，纵向剪切屈曲强度均大于横向剪切屈曲强度，由于双胞壁的存在导致蜂窝的剪切性能具有各向异性。对于正六边形蜂窝，纵向剪切屈曲强度 (τ_L^c) 和横向剪切屈曲强度 (τ_W^c) 的比值为

$$\frac{\tau_L^c}{\tau_W^c} = \frac{\xi\tau_L^c + (1-\xi)\tau_L^s}{\xi\tau_W^c + (1-\xi)\tau_W^s} = \frac{1+\cos\theta}{\sin\theta} \approx 1.732$$

上式表明蜂窝剪切屈曲强度的各向异性程度保持不变，与蜂窝高度无关。试验测得蜂窝高度为 6 mm 和 7.4 mm 时，纵向与横向剪切屈曲强度的比值分别为 1.679 和 1.710，各向异性程度与理论解吻合较好。

4 结论

(1) 通过对固支和简支条件的蜂窝芯屈曲强度进行插值，对弹性支撑下蜂窝芯等效剪切屈曲强度进行了求解，并利用 Nomex 蜂窝芯的三点短梁弯曲试验进行了验证。结果表明，基于弹性支撑得到的理论解与试验结果吻合很好，较 Zhang 和 Ash-

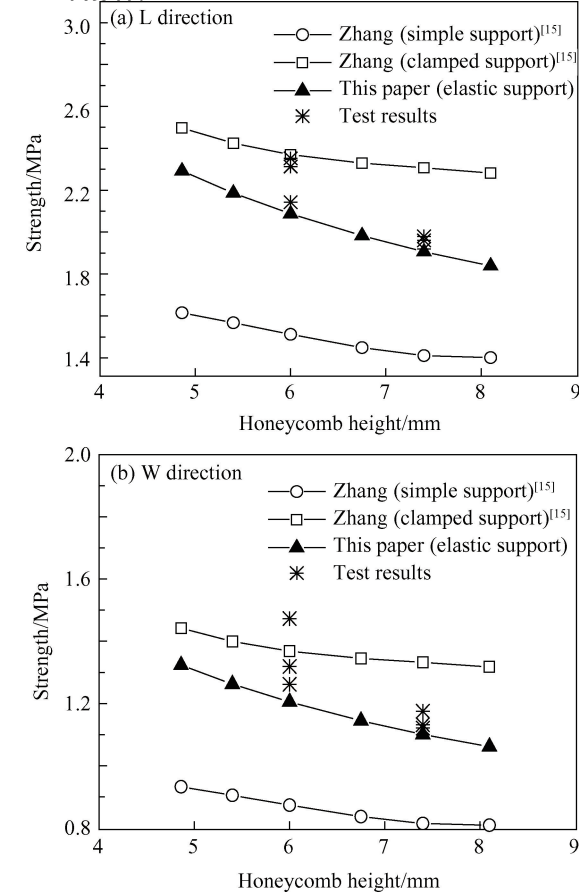


图 6 蜂窝纵向和横向剪切屈曲强度的试验结果与理论解对比
Fig. 6 Comparison of longitudinal and transverse shear buckling strengths of honeycomb between test and theoretical results

by^[15]的方法而言,考虑弹性支撑得到的理论解更加安全。

(2) 在相同蜂窝高度下,蜂窝芯纵向剪切屈曲强度大于横向剪切屈曲强度,剪切屈曲强度的各向异性程度与蜂窝高度无关。

(3) 随着蜂窝高度的增加,蜂窝芯的纵向和横向剪切屈曲强度均逐渐减少,当蜂窝较高后,减小幅度逐渐减缓。

参考文献:

- [1] FOO C C, CHAI G B, SEAH L K. Mechanical properties of Nomex material and Nomex honeycomb structure[J]. Composite Structures, 2007, 80(4): 588-594.
- [2] 杨亚政, 杨嘉陵, 曾涛, 等. 轻质多孔材料研究进展[J]. 力学季刊, 2007, 28(4): 503-516.
YANG Y Z, YANG J L, ZENG T, et al. Progress in Research work of light materials[J]. Chinese Quarterly of Mechanics, 2007, 28(4): 503-516 (in Chinese).
- [3] LIU L, WANG H, GUAN Z. Experimental and numerical study on the mechanical response of Nomex honeycomb core under transverse loading[J]. Composite Structures, 2015, 121: 304-314.
- [4] 郑吉良, 孙勇, 彭明军. 等腰梯形蜂窝芯玻璃钢夹芯板的面内压缩性能[J]. 复合材料学报, 2016, 33(2): 408-417.
ZHENG J L, SUN Y, PENG M J. In-plane compressive properties for isosceles-trapezoid honeycomb core of glass steel sandwich panel[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2016, 33(2): 408-417 (in Chinese).
- [5] ZHANG D, JIANG D, FEI Q, et al. Experimental and numerical investigation on indentation and energy absorption of a honeycomb sandwich panel under low-velocity impact[J]. Finite Elements in Analysis & Design, 2016, 117-118: 21-30.
- [6] CRICRI G, PERRELLA M, CALI C. Honeycomb failure processes under in-plane loading[J]. Composites Part B: Engineering, 2013, 45(1): 1079-1090.
- [7] 富明慧, 徐欧腾, 陈誉. 蜂窝芯层等效参数研究综述[J]. 材料导报, 2015, 29(5): 127-134.
FU M H, XU O T, CHEN Y. An overview of equivalent parameters of honeycomb cores[J]. Materials Review, 2015, 29(5): 127-134 (in Chinese).
- [8] 徐胜今, 孔宪仁, 王本利, 等. 正交异性蜂窝夹层板动、静力学问题的等效分析方法[J]. 复合材料学报, 2000, 17(3): 92-95.
XU S J, KONG X R, WANG B L, et al. Method of equivalent analysis for statics and dynamics behavior of orthotropic honeycomb sandwich plates[M]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2000, 17(3): 92-95 (in Chinese).
- [9] GIBSON L J, ASHBY M F. Cellular solids: Structure and properties[M]. UK: Cambridge University Press, 1988.
- [10] 富明慧, 徐欧腾. 关于蜂窝芯体面外等效剪切模量的讨论[J]. 固体力学学报, 2014(4): 334-340.
FU M H, XU O T. Discussion on equivalent transverse shear modulus of honeycomb cores[J]. Chinese Journal of Solid Mechanics, 2014(4): 334-340 (in Chinese).
- [11] 王博, 陈友伟, 石云峰. 多层级蜂窝材料的面内模量缺陷敏感性[J]. 复合材料学报, 2014, 31(2): 495-504.
WANG B, CHEN Y W, SHI Y F. Imperfection sensitivities of in-plane moduli of hierarchical lattice materials to cell edge waviness[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2014, 31(2): 495-504 (in Chinese).
- [12] MUKHOPADHYAY T, ADHIKARI S. Equivalent in-plane elastic properties of irregular honeycombs: An analytical approach[J]. International Journal of Solids & Structures, 2016, 91: 169-184.
- [13] ROARK R J, SADEGH A M. Roark's formulas for stress and strain[M]. USA: McGraw-Hill, 2012.
- [14] TIMOSHENKO S P, GERE J M, PRAGER W. Theory of elastic stability[M]. USA: McGraw-Hill, 1936.
- [15] ZHANG J, ASHBY M F. The out-of-plane properties of honeycombs[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 1992, 34(6): 475-489.
- [16] 刘念超. 蜂窝芯子的力学性能计算[J]. 玻璃钢/复合材料, 1993(6): 21-24.
LIU L C. Mechanical property calculation of honeycomb core[J]. Fiber Reinforced Plastics/Composites, 1993(6): 21-24 (in Chinese).
- [17] 周桃林. 蜂窝芯子剪切强度研究[J]. 纤维复合材料, 1998(3): 13-17.
ZHOU Z L. Study on shear strength of honeycomb core[J]. Fiber Composites, 1998(3): 13-17 (in Chinese).
- [18] LEE H S, HONG S H, LEE J R, et al. Mechanical behavior and failure process during compressive and shear deformation of honeycomb composite at elevated temperatures[J]. Journal of Materials Science, 2002, 37(6): 1265-1272.
- [19] PAN S D, WU L Z, SUN Y G, et al. Longitudinal shear strength and failure process of honeycomb cores[J]. Composite Structures, 2006, 72(1): 42-46.
- [20] PAN S D, WU L Z, SUN Y G. Transverse shear modulus and strength of honeycomb cores[J]. Composite Structures, 2008, 84(4): 369-374.
- [21] 泮世东, 冯吉才, 吴林志. 蜂窝芯子纵向等效剪切性能分析[C]//中国力学学会 2009 学术大会论文集, 2009: 1-8.
PAN S D, FENG J C, WU L Z. Longitudinal shear properties of honeycomb cores[C]//Proceeding of CCTAM, 2009: 1-8 (in Chinese).
- [22] JEYAKRISHNAN P R, CHOCKALINGAM K K S K, NARAYANASAMY R. Studies on buckling behavior of honeycomb sandwich panel[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2013, 65(5-8): 803-815.
- [23] JIMÉNEZ F L, TRIANTAFYLIDIS N. Buckling of rectangular and hexagonal honeycomb under combined axial compression and transverse shear[J]. International Journal of Solids & Structures, 2013, 50(24): 3934-3946.
- [24] SHI G, TONG P. Local buckling of honeycomb sandwich plates under action of transverse shear forces[J]. Aiaa Journal, 1994, 32(7): 1520-1524.
- [25] ASTM. Standard test method core shear properties of sandwich constructions by beam flexure: ASTM C393/C 393M—06[S]. USA: ASTM, 2006.